

(3) 変動荷重を受ける溶接継手の疲労寿命の解析

山田 健太郎

1. まえびき

溶接鋼構造物のくり返し荷重に対する安全性の照査は、多数の疲れ試験データをもとに決められた設計 $S-N$ 線図を基準として行われる。³⁾ この場合、基準となるデータは、一定荷重のくり返しで、破損または破断した試験片の疲労寿命 N_f を用いるのが普通である。したがって、このような $S-N_f$ 線図を用いて疲労設計をすると、その構造物の使用期間中に予想される荷重振幅が一定であれば設計で予想した寿命を確保でき、所定の安全率を満足させることになる。

ところが、構造物に作用する荷重は、一般に不規則に変動する。このように変動する荷重に対しても、適切な設計の考え方が必要となってくる。これまでに、Miner 則、あるいはそれに準じた等価応力振幅法などが提案されている。これらは、いずれも定荷重振幅疲れ試験結果を基準としており、仮設が明解で計算が容易であるため、実際の疲労設計法の基本概念として広く利用されている。また、これらの手法の妥当性についても、実験結果をもとに検討されてきている。³⁾⁴⁾⁵⁾

しかしながら、Miner 則やそれに準じた疲労設計法では、疲労現象の物理的な側面である疲れき裂の発生と進展との関係を明確にできてきたわけではない。そのため、上記の手法の適合性や適用範囲などに不明確な面が残っていると思われる。

最近の研究によって、溶接継手によっては、応力集中や初期欠陥のために、疲労寿命の初期にき裂が発生していることがわかってきた。⁷⁾ このため、疲労寿命に占める疲れき裂進展寿命 N_p の割合が大きく、疲れき裂進展寿命を計算することで疲労寿命を推定できることがわかってきた。そこで、本論文では、変動荷重を受ける溶接継手の疲れき裂進展寿命を、破壊力学を用いて計算する手法を示し、仮定および問題点を述べる。また、Miner 則や等価応力振幅法との関連性を明確にする。さらに、溶接桁の縦すみ肉溶接にあるスラック巻込みやフローホールからの疲れき裂進展寿命²⁾⁴⁾、およびリブ十字形すみ肉溶接継手のすみ肉溶接止端部に発生する疲れき裂の進展寿命を解析する³⁾⁷⁾。解析では、とくに、 $N_p = 10^7$ 回を超えるような長寿命領域における寿命や、 $S-N_f$ 線図で示される疲れ限度 σ_{FD} 以下の応力くり返しを多数期待される場合の検討を行う。なお、解析にあたって、できる限り簡単なパラメータを用いることとした。必要であれば順次適切なパラメータを追加して精度を高めることや、要因の影響度解析も可能である。解析結果は、実験結果のあるものについては、それらと比較することとした。

2. 変動荷重による疲労設計法

Miner 則 — この方法は、変動する荷重毎に疲労被害を計算する方法で、もっとも広く知られている。これは、直線被害則とも呼ばれ、ある応力振幅 σ_i のくり返し数が n_i であるときの疲労被害の割合を、 σ_i で破壊に至るくり返し数 N_i の比 n_i/N_i で仮定する。この N_i は、定荷重振幅疲

名古屋大学 工学部 土木工学科

劣試験結果，すなわち $S-N_f$ 線図から求める。破壊は、この各応力振幅による疲労被害の和が 1 に達したときに生じるものとして、式 1 で定義される。

$$\sum_i (n_i / N_i) = 1 \quad (1)$$

定荷重振幅疲労試験結果は、一般に、 $N_f = 10^A \cdot \sigma_r^B$ と書かれる $S-N_f$ 線図によって示される。そこでこの式を式 1 に代入すると、

$$\sum_i \{ n_i / (10^A \cdot \sigma_{ri}^B) \} = 1 \quad (2)$$

となる。また、ある応力振幅を与えたとき、その疲労寿命が、式 1 で定義される寿命，すなわち $N_f = \sum n_i$ と同じであるような応力振幅を、等価応力振幅 σ_{req} とする。この σ_{req} による疲労寿命は、 $S-N_f$ 線図に従って、 $N_f = 10^A \cdot \sigma_{req}^B$ と書ける。これを書き換えた次式

$$N_f \cdot \sigma_{req}^{-B} / 10^A = 1 \quad (3)$$

と、式 2 から次式が導かれる。

$$\sigma_{req} = \{ \sum (n_i \sigma_{ri}^{-B}) / N_f \}^{-1/B} \quad (4)$$

ここで、 B は、 $S-N_f$ 線図を両対数座標で表示したときの傾きである。式 4 は、 $B = -2$ を代入すると 2 乗平均法 (root-mean-square 法)、 $B = -3$ を代入すると 3 乗平均法 (root-mean-cube 法) になり、等価応力振幅法の基本式である。また、 B に、 $S-N_f$ 線図の傾きを代入すると、等価応力振幅法と Miner 則とは、同一の結果を与える。溶接鋼構造物の基本設計 $S-N$ 線図の傾きは、応力集中の大きい継手では、 $B = -3$ を採ることが多い。³⁾ この場合、式 4 の指数 $-B$ は 3 になり、3 乗平均法が Miner 則と対応していることになる。

疲れ限度の影響 — 設計の基本となる $S-N$ 線図では、多数の応力くり返し数 ($2 \cdot 10^6 \sim 10^7$ 以上) が作用しても、構造物は疲労破壊しないと仮定した疲れ限度 σ_{FD} を設けることが多い。この疲れ限度を評価する方法として、Fig. 1 に示すような方法がある。a) すべての応力振幅から計算された σ_{req} を用いて、 σ_{FD} 以下も、基本設計 $S-N$ 線図を延長して寿命を予測する。これは、Miner 則の基本的な考え方であり、 σ_{FD} 以下の応力振幅をそれ以外の応力振幅と対等に評価している。したがって、 σ_{FD} 以下の応力振幅を過大に評価しているかも知れないが、設計の面からは、安全側の予測になる。b) σ_{FD} 以下の応力振幅をすべて無視し、疲れ限度以上の応力振幅とくり返し数に対して、Miner 則や等価応力振幅法を適用する。c) 手法 a) と同様 σ_{req} を計算するが、基本設計 $S-N$ 線図の傾きを σ_{FD} 以下で緩やかにすることで、 σ_{FD} 以下の応力振幅の影響を過大に評

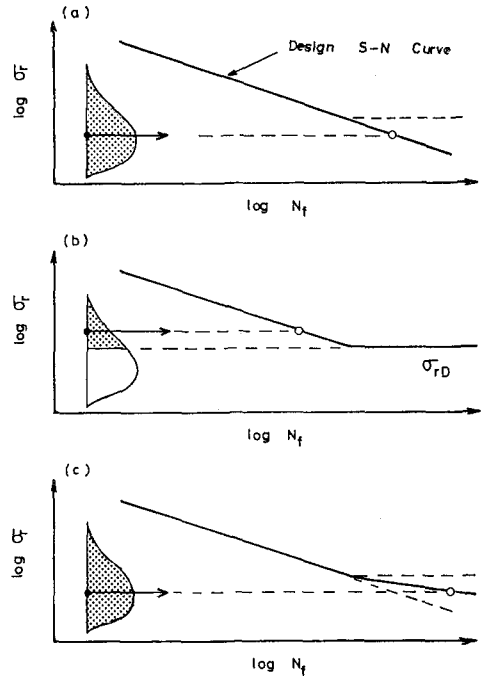


Fig.1 Schematic view of service fatigue design procedures. a) Miner's rule; b) Equivalent stress range computed from stress ranges above fatigue limit; c) Modified Miner's rule.

価していると思われる (a) の方法を修正する。

これらの手法の妥当性については、実験データの裏付けが必要である。これまでの研究では、比較的変動幅がせまく、ほとんどの応力振幅が、 σ_{FD} 以上になるような変動応力分布を用いて実験している場合が多い。 σ_{FD} 以下の微小応力振幅を多数含むような応力分布による溶接継手の疲れ試験では、疲労に余り影響をおよぼさない応力くり返し数が多く、疲労試験に時間がかかる。そのために疲れ試験データも少ないものと思われる。⁵⁾

3. 変動荷重による疲れき裂進展寿命の解析

解析の基本式と仮定 — 破壊力学を用いた溶接継手の疲れき裂進展寿命の解析の手法については、文献 1, 7, 8 等に表示されているので、ここでは、本論文に示す解析例に用いた条件式を中心に述べることにする。

(1) 一般の構造用鋼の疲れき裂進展速度 da/dN (mm/cycle) は、応力拡大係数範囲 ΔK ($\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$) を用いて、次式で表現される。

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^m \quad (5)$$

ここで、 C と m は、疲れき裂進展速度の測定値から決定される材料定数である。本論文では、 $C = 4.8 \times 10^{-10}$, $m = 3$ を用いる。⁷⁾ (Fig. 2 参照)

(2) 式 5 の適用範囲の下限は、応力拡大係数範囲のしきい値 ΔK_{th} (threshold stress intensity factor range) で与えられる。これは、 da/dN の測定の際、 ΔK を小さくしてゆくと、疲れき裂の進展が極端に遅くなり、ついには ΔK_{th} で、そのき裂は停留するという実験事実に基づいている。また、この ΔK_{th} の値は、応力比 R の影響を受けることが知られており、ここでは Barsom らの提案した ΔK_{th} の算定式を用いる。¹⁾

$$\begin{aligned} \Delta K_{th} &= 6 & R \leq 0.1 \\ \Delta K_{th} &= 7 (1 - 0.85 R) & R > 0.1 \end{aligned} \quad (6)$$

これは、各種の鋼材で測定した ΔK_{th} の下限値に近い所をねらった実験式である。ただし、最近の研究によつて、溶接熱影響部 (HAZ) や、溶着金属の ΔK_{th} の値は、式 6 より下まわり、 $\Delta K_{th} = 2 \sim 3 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ になることもあるので、式 6 の適用には注意を要する。

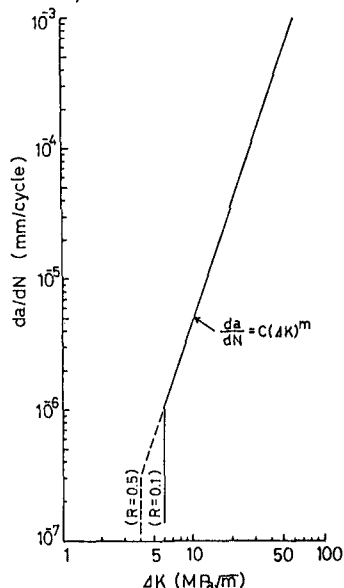


Fig. 2 Fatigue crack growth rate equation used in the analysis.

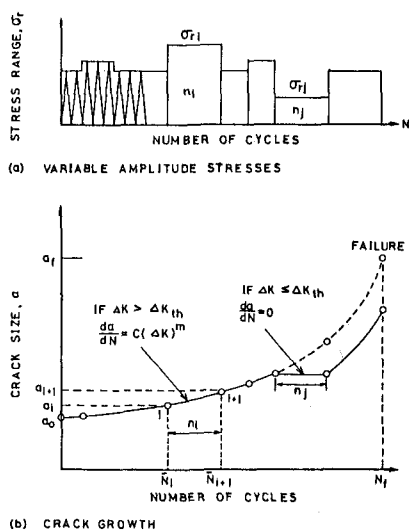


Fig. 3 Schematic view of fatigue crack growth due to variable amplitude stresses. The effect of ΔK_{th} is considered.

(3) 応力拡大係数範囲 ΔK は、次式で表現される。

$$\Delta K = F(a) \cdot \sigma_r \sqrt{\pi a} \quad (7)$$

ここで、 $F(a)$ は、き裂形状とき裂の存在する部材の形状に関する補正項である。

(4) 継手の疲れき裂進展寿命は、定荷重振幅 (σ_r が一定) であれば、式7を式5に代入してできる1階の常微分方程式を解いて次式で計算できる。

$$N_{ij} = \frac{1}{C} \int_{a_i}^{a_j} \frac{1}{\{F(a) \cdot \sqrt{\pi a}\}^m} da \cdot \sigma_r^{-m} \quad (8)$$

ここで、 N_{ij} は、き裂の大きさが a_i から a_j まで進展するのに必要なくり返し数である。

(5) 変動応力による疲れき裂進展寿命を解析するには、上述の微分方程式を Runge-Kutta 法などで解く。この場合、 σ_r が a が小さいと、式7から計算される ΔK が ΔK_{th} 以下になることがある。(Fig.3参照) もっとも簡単な仮定として、この部分の応力くり返しは、き裂進展に関与しないとして計算をすすめることができる。き裂が進展すれば、同じ σ_r でも $\Delta K > \Delta K_{th}$ を満足するようになり、き裂進展に関与するようになってくる。この計算では、変動荷重による荷重相互の干渉を考えていないが、多大な微小応力振幅が作用する場合の疲労寿命の評価に重要な影響を与える。

(6) 式6の ΔK_{th} も、式7に代入して書き換えると、初期き裂が与えられても、それが進展しない σ_r の限界値 σ_{rd} を計算できる。

$$\sigma_{rd} = \Delta K_{th} / \{F(a) \cdot \sqrt{\pi a}\} \quad (9)$$

これは、 $S-N$ 線図上に示された疲れ限度に相当する。

Miner 則との関係 — 式8の積分区間を、初期き裂長さ a_0 から最終き裂長さ a_f にとると、疲れき裂進展寿命 N_p が求まる。そこで、ある応力振幅 σ_{ri} を n_i 回くり返し載荷した場合のき裂進展の、 N_{pi} に対する比 n_i/N_{pi} は、次式のように書ける。⁶⁾

$$n_i/N_{pi} = \int_{a_i}^{a_j} \frac{da}{\{F(a) \sqrt{\pi a}\}^m} / \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{\{F(a) \sqrt{\pi a}\}^m} \quad (10)$$

これは、疲れき裂進展の観点から誘導した疲労被害に他ならない。また、式10は、応力振幅 σ_{ri} に無関係になる。いま、 σ_{ri} と n_i が刻々と変化する変動荷重が与えられ、 $i=1, 2, \dots, f$ で、この継手が破壊したとすると、式10の分子は、次式のように書ける。

$$\sum_{i=1}^f \left\{ \int_{a_i}^{a_j} \frac{da}{\{F(a) \sqrt{\pi a}\}^m} \right\} = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{\{F(a) \sqrt{\pi a}\}^m} \quad (11)$$

これを、式10に代入すると、右辺は1となる。また、左辺は、 $\sum_{i=1}^f (n_i/N_{pi})$ となり、結局、式1で示した Miner 則と同じになる。ただし、Miner 則では、応力の作用する順序に無関係に

文すると考えるが、式10では、応力の順序によって結果が変わることに注意する必要がある。

このように、Miner 則は、き裂進展寿命の計算式からも誘導できる。この場合、a) 応力の変動による相互干渉 (interaction) の影響、とくに、高→低の順序で応力が変動した場合のき裂進展の遅延現象は、考慮しない； b) Miner 則で用いる基準 $S-N$ 線図が、疲れき裂進展寿命だけを包含もので、疲れき裂発生寿命を含まない； c) き裂進展速度式の定数 m と、基準 $S-N$ 線図の傾き B の絶対値が等しいときに、両者は一致する。

破壊力学の手法を応用して疲労寿命解析を行う場合、これまでに指摘されてきたように、継手に発生する疲れき裂の進展挙動に関するデータの収集、その応力拡大係数の表示式、精度の良い da/dN 式の整備、などが必要になってくる。⁷⁾ さらに、変動荷重が作用する場合には、変動荷重の統計的な処理、応力履歴の影響、き裂進展に伴う crack closure 効果や、過大応力による retardation と delayed retardation 等の検討をする必要があり、今後の研究に待つ所が大きい。¹⁾ 本論文では、溶接継手の変動荷重による疲れ試験結果に注目して、 ΔK_{th} の影響に注目した解析を行った。今後、その他の要因が明らかになるにつれて、順次パラメータを加えて解析してゆくことも可能である。

4. 変動荷重を受ける溶接継手の疲労寿命解析

溶接継手の疲れ試験 — 作用応力方向に連続したすみ肉溶接では、フローホールやスラカ巻込みなどの内部欠陥が応力集中を生じ、疲れき裂の発生点となることがある。²⁾ 発生したき裂は、Fig. 4 に示すように、円形に進展するので、一般に penny shape き裂 (式7の $F(a) = 2/\pi$) として解析される。

米国では、Lehigh 大学を中心に、多数の溶接継手の定荷重振幅による疲れ試験が実施された。²⁾ さらに、U.S. Steel 社の研究所で、同様の溶接継手を用いて、変動荷重による疲れ試験を実施した。⁴⁾ 試験に用いた荷重は、ランダムに変動し、その分布は、道路橋の実働応力をモデル化した Rayleigh 分布である。ただし分布形は、Fig. 6 に示すように、 S_{rd}/S_{rm} の比によって変えている。

等価初期き裂長さ — 定荷重振幅疲れ試験結果については、すでに種々の形状をもつ内部欠陥を、それと同等の ΔK 値を

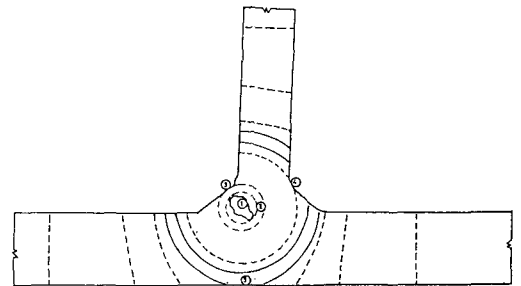


Fig. 4 Fatigue crack growth from the weld porosity in the longitudinal fillet weld of welded beam. (from Ref. 2)

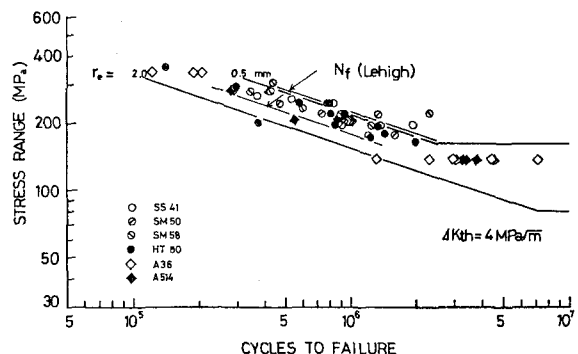


Fig. 5 Constant amplitude fatigue test results and computed crack propagation life of welded beams.

も penny shape き裂に換算したものを、等価初期き裂長さとして、式8を用いて疲れき裂進展寿命を計算している。Hirt らの研究によれば、溶接部の疲れ破面に見られるフローホール等の内部欠陥は、半径 $r_e = 1 \text{ mm}$ が平均で、 $r_e = 0.5 \sim 2 \text{ mm}$ の間にばらつく penny shape き裂に置換えることができる²⁾。これを初期き裂の大きさと考えて疲れき裂進展寿命を計算すると、Fig. 5の実線のようになる。

Fig. 5には、実験データもプロットしてある。このうち、Lehigh大学の実験データは、内部欠陥からき裂が発生した筋のばらつきを示してある。各所で実施された溶接部の疲労寿命にはばらつきがあるものの、 $r_e = 2 \text{ mm}$ と 0.5 mm を用いて計算した疲れき裂進展寿命の解析値の間にあり、この計算で与えた初期き裂長さが妥当な値であることがわかる。

Fig. 5では、さらに式6の ΔK_{th} を用いて、各等価初期き裂長さに対する疲れ限度 σ_f を計算した。この場合、溶接部の縦すみ肉溶接部には、高い引張残留応力が存在することを考慮して、 $R = 0.5$ に相当する $\Delta K_{th} = 4 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ を用いた。

変動荷重による疲れき裂進展寿命 — 溶接筋の変動荷重による疲れき裂進展寿命を解析した結果を、Fig. 7に示す。初期き裂長さは、前述の Hirt らの求めた等価初期き裂長さを用いた。

Fig. 7aは、 $S_{rd}/S_{rm} = 0.25$ の場合の計算結果で、応力振幅の変動幅の狭い、いわゆる narrow-band の試験になっている。実験は A36 鋼溶接筋で行われており、解析結果は、実験結果の傾向をよく示していると思われる。

$\sigma_{FRMC} = 165 \text{ MPa}$ で実験されたものは、とくに N_f のばらつきが大きくでているが、これは r_e のばらつきが疲れき裂進展寿命に大きく影響する領域であることが、解析結果からもわかる。同様の傾向が、 $S_{rd}/S_{rm} = 0.5$ で実験された A36 と A514 鋼溶接筋の実験結果にもあらわ

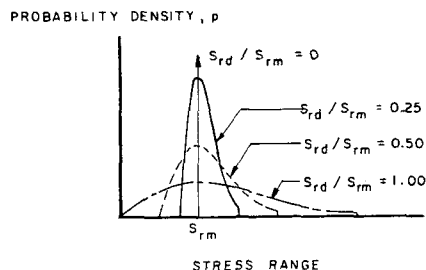


Fig. 6 Modified Rayleigh distribution simulating stress ranges induced by the traffic. (from Ref. 1)

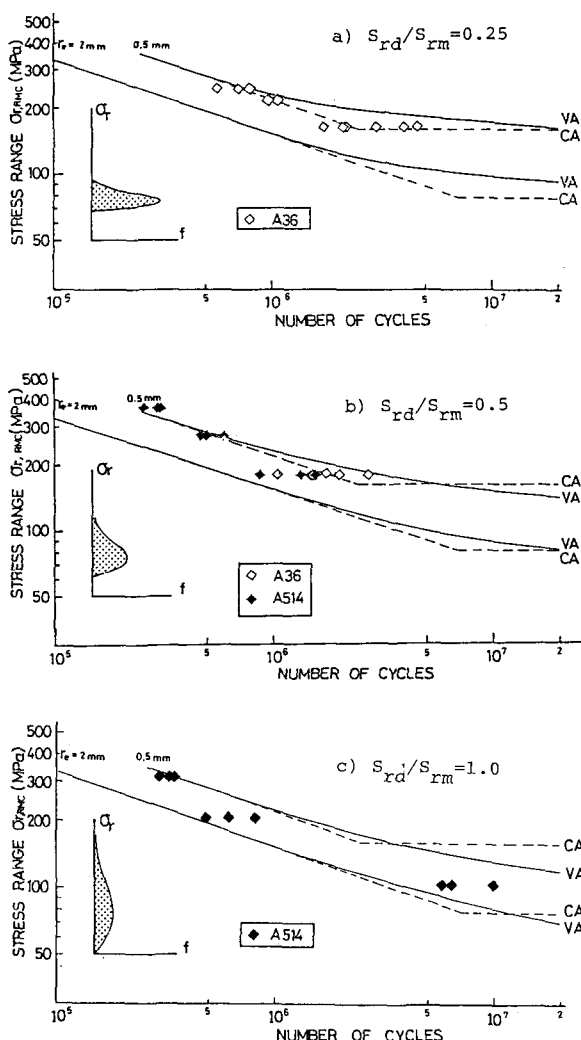


Fig. 7 Variable amplitude fatigue test results and computed fatigue crack propagation life of welded beams.

れている。(Fig. 7b) 変動幅の広い $S_{rd}/S_{rm} = 1$ の場合も、解析結果は、実験値の傾向をよく示していると思われる。ここで、変動荷重の分布形の違いによって、 ΔK_{th} が影響する度合いが異なり、き裂進展寿命の予測値が変わってくることを指摘しておく。Fig. 7a のように変動幅の狭い分布形の場合、 $N \approx 10^7$ 回あたりから疲れ限度に似た傾向があるのに対し、c のように変動幅の広い分布形では、疲れ寿命は有限である。荷重の分布形は構造物によって異なるが、このようにパラメトリックな解析によって、長寿命領域の疲れ寿命の予測も可能であろう。

5. リフ十字形すみ肉溶接継手の解析

変動ブロック荷重による疲れ試験— 作用応力直角方向にリフがすみ肉溶接された場合、疲れき裂は、すみ肉溶接端部に発生する。(Fig. 8) 山田らは、このすみ肉溶接端部から発生する疲れき裂の進展挙動を観察し、a) 疲れ寿命の約 30 % を経過した段階で、 $a = 0.47 \sim 0.6$ mm 程度のき裂が発生しており、残りの寿命は、疲れき裂進展寿命であること、および b) この疲れき裂進展寿命は、破壊力学の手法を用いて解析できることを示した。⁷⁾ また、発生するき裂形状には大きなばらつきがあり、疲れき裂進展寿命は、このき裂形状(深さ a と半幅 b の半円形表面き裂で近似できる。Fig. 8) の影響を受ける。Fig. 9 には、この定荷重振幅疲れ試験結果から求めた疲れき裂進展寿命(図中 CA)を示す。初期き裂長さ a_0 は、破面で観察されたき裂の小さいものを参考に $a_0 = 0.2$ mm を用い、き裂形状は、観察されたき裂形状の幅($b = 1.4a$ と $b = 6a$)を用いた。解析の結果、疲れき裂進展寿命は、実験で得られた疲れ寿命の約 50 ~ 70 % であった。これは、き裂を $a_0 = 0.2$ mm まで発生・進展させるのに必要なくり返し数が 30 ~ 50 % であったとも考えられる。

同様な継手の変動ブロック荷重による疲れ試験は、幅 25 mm の A588 鋼(SMA50 級)試験片で実施されている。⁵⁾ 用いた変動荷重は、米国で計測された道路橋の応力分布の平均から、3 次式で示される分布曲線を定め、そのうち $\sigma_r/\sigma_{r,max} = 0.5$ 以上の応力振幅をとり出して、ブロック荷重としたものである。(Fig. 10) 実験では、1 ブロック内のくり返し数を、 10^2 、 10^3 、 10^4 、 10^5 と変えてあり、ブロックの長さを変えることの影響も検討している。この実験結果を、Fig. 9 に示す。

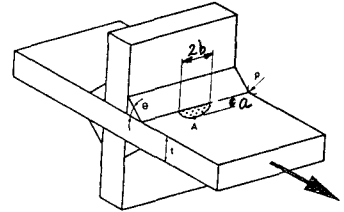


Fig. 8 Fatigue cracking from the toe of the non-load carrying fillet welds.

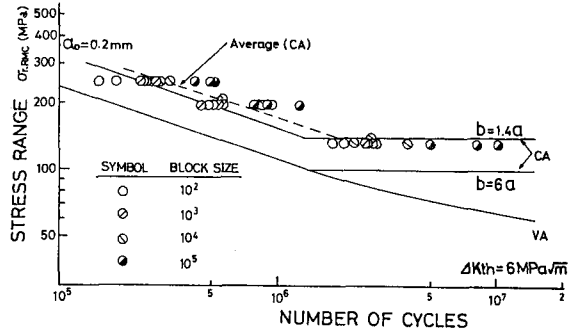


Fig. 9 Fatigue test results and computed fatigue crack propagation life of non-load carrying fillet welded specimens subjected to variable amplitude block loadings.

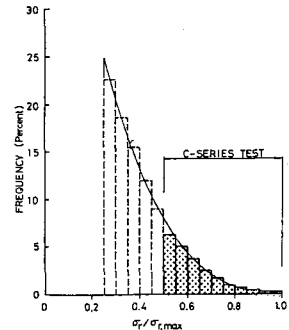


Fig. 10 Stress range histogram used for variable amplitude block loading tests.

疲れき裂進展寿命の計算——変動ハロック荷重による疲れき裂進展寿命についても、 $a_0 = 0.2 \text{ mm}$ を仮定し、き裂形状が $b = 6a$ で表現される場合(最短の寿命を与える)について計算し、Fig. 9に示す。(図中VA参照) リフ十字形すみ肉溶接継手では、試験片が小型であることから、残留応力の影響を考慮せず、 $\Delta K_{th} = 6 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ を用いる。Fig. 10に示されるように、最大応力振幅 $\sigma_{r, \max}$ の1/2以下の応力は無視しているため、変動幅は比較的狭く、 $\sigma_{r, \text{RMC}}$ が 100 MPa 以上では、ほぼ定荷重振幅による $S-N_p$ 線図(CA)に一致する。また、定荷重振幅では σ_{rD} が計算されるが、変動荷重を $\sigma_{r, \text{RMC}}$ で計算した場合には、その分布のうち、高い応力がき裂を進展させ、き裂が進展するに従って順次低い応力もき裂進展に関与してくるため、 σ_{rD} に相当するものが存在せず、低い $\sigma_{r, \text{RMC}}$ 値でもくり返し数が多くなると疲れき裂が進展して破断に至ることがあり得る。

6. まとめ

変動荷重を受ける溶接継手の疲れ寿命の予測は、疲労設計のかなりであり、Miner 則をはじめ、種々の方法が提案され、実際に使われている。本論文では、これらの方法と疲れき裂進展寿命との相関性について述べ、溶接継手リフ十字形すみ肉溶接継手の変動荷重による疲れ寿命を実際に解析し、実験値と比較して若干の考察を加えた。とくに、疲れ限度 σ_{rD} の影響を念頭において、応力拡大係数のしきい値 ΔK_{th} の効果に注目した解析を行った。

本論文で示した解析手法は、 ΔK_{th} だけの影響を評価しており、その意味から近似的な解となっている。破壊力学による疲れき裂進展寿命の解析では、疲れき裂進展速度式、 ΔK_{th} の値、初期き裂長さ、等のとり方によって結果が大きくはらつく。さらに変動荷重による荷重相互の干渉作用や、き裂の停留、残留応力の影響については、それとれが疲れき裂進展におよぼす影響についても、不明確な点が多い。今後、そのようなパラメーターそれぞれの影響を検討する必要がある。それと同時に、本論文で示したような比較的単純な解析によって、相対的な精度や問題点などについても、明確にしてゆく必要があるものと思われる。

【参考文献】

1. Barsom, J.M. and S.T. Rolfe: Fracture and Fatigue Control in Structures, Prentice-Hall, 1977.
2. Hirt, M.A. and J.W. Fisher: Fatigue Crack Growth in Welded Beams, Engineering Fracture Mechanics, Vol.2, No.2, June, 1973.
3. British Standards Institution: BS5400, Part 10, Code of Practice for Fatigue, 1980.
4. Schilling, C.G. and K.H. Klippstein: Fatigue of Steel Beams by Simulated Bridge Traffic, Proc. of ASCE, Vol.103, No.ST8, Aug., 1977.
5. Albrecht, P. and K. Yamada: Simulation of Service Fatigue Loads for Short Span Highway Bridges; ASTM STP 671, American Society for Testing and Materials, 1979.
6. Gurney, T.R.: Fatigue of Welded Structures, Second Edition, Cambridge University Press, 1979.
7. 山田, 牧野, 菊池: 横リフ十字すみ肉溶接継手に発生する疲労き裂の解析, 土木学会論文集, 第292号, 1979.
8. 溶接学会FS委員会: 疲労き裂伝播寿命基準による設計上の諸問題, FS481~484-78, 1978.
9. 張, 三木, 西村: 直線被害則による鋼部材の疲れ寿命予測, 土木学会論文報告集, 第270号, 1978.

Fatigue Life Analysis of Weldments Subjected to Variable Amplitude Stress Cycles

Kentaro Yamada

Fatigue life of steel structures subjected to variable amplitude stress cycles is normally evaluated according to the linear cumulative damage rules, for example, the Palmgren-Miner rule. It relates the life under random loading conditions to the constant amplitude fatigue test results. The rule is relatively simple, and therefore is easy to use. Actually, it is used in several fatigue design codes.

Recent laboratory fatigue tests reveal that welded steel structures are prone to weld defects, and that the fatigue cracks usually initiate from the weld defects at an early stage of fatigue life. It implies that the large portion of the fatigue life of the weldments are spent to propagate the cracks. This process can be conveniently analyzed using the fracture mechanics.

In this report, analytical procedures of fatigue crack propagation life of welded details subjected to the variable amplitude stress cycles are reviewed. Then the procedures are applied to two welded details, the longitudinal fillet welds of the welded beams and the non-load carrying fillet welds. The effects of threshold stress intensify factor ranges are considered in the analysis. The results are compared with the experimental results reported in the literatures.

Department of Civil Engineering, Nagoya University, Nagoya, JAPAN